

多力场耦合条件下 T 型圆管通道内 流体热混合机理研究

李桢琦, 苏博, 林梅, 王秋旺

(西安交通大学能源与动力工程学院, 710049, 西安)

摘要: 针对海洋动力平台和船舶动力装置中 T 型圆管通道内冷热流体间的热混合机理尚不清楚的问题, 利用大涡模拟方法, 对不同支管布置方式高温高压工况下(运行压力为 10 MPa, 进口流体温差为 275 K, 摇摆雷诺数为 41 500)的多力场耦合 T 型圆管通道内流体热混合机理进行数值研究。利用提出的混合系数定量评价了不同布置方式下 T 型圆管通道内流体混合效果, 利用均方根温度定量评价了不同布置方式下 T 型圆管通道管壁处温度脉动情况。结果表明: 剪切层和尾迹区内涡结构与温度场存在时间和空间上的协同机制, 且涡脱落频率和温度脉动频率基本相同, 脱落频率为 19.3 Hz; 附加惯性力引起 T 型圆管通道内涡结构和温度场在时间和空间上周期性变化, 加速了流体混合过程, 削弱了浮升力和重力引起的热分层现象, 同时增大了流体域内温度波动, 长度约为 10.2 D (D 为主管内径); 与对应的静止工况相比, 支管竖直向上、水平和竖直向下布置时, 摇摆条件下混合系数分别增大了 10.8%、18.3% 和 27.8%; 摇摆条件竖直向下布置时, 管壁处温度均方根峰值最大为 0.16, 约为静止工况的 2 倍。因此, 支管竖直向上布置时, 热混合效果最好, 热分层现象最弱, 在实际应用中应被优先考虑。

关键词: T 型圆管通道; 浮升力; 摇摆条件; 热混合机理; 大涡模拟

中图分类号: TK121 **文献标志码:** A

DOI: 10.7652/xjtuxb202501008 **文章编号:** 0253-987X(2025)01-0078-15

Research on the Thermal Mixing Mechanism of Fluids in a Circular T-Junction under Multi-Force Field Coupling Conditions

LI Anqi, SU Bo, LIN Mei, WANG Qiuwang

(School of Energy and Power Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an 710049, China)

Abstract: In response to the unclear thermal mixing mechanism between hot and cold fluids in the circular T-junctions of marine power platforms and ship power devices, the large eddy simulation method is employed to investigate fluid thermal mixing under high temperature and high pressure conditions. This study examines different branch pipe arrangements with a working pressure of 10 MPa, an inlet fluid temperature difference of 275 K, and a swing Reynolds number of 41 500, all under multi-force field coupling conditions. The proposed mixing coefficient is employed to quantitatively assess the fluid mixing effect within the circular T-junction, while the root mean square temperature is used to evaluate temperature fluctuations at the wall of the circular T-junction, under different branch pipe configurations. The results reveal a temporal and spatial

synergistic mechanism between the vortex structure and temperature field in the shear layer and wake region. Notably, the vortex shedding frequency aligns closely with the temperature fluctuation frequency at corresponding positions, with a shedding frequency of 19.3 Hz. The additional inertial force induces periodic changes in both the vortex structure and temperature field within the circular T-junction, accelerating the fluid mixing process. This effect mitigates the thermal stratification phenomenon caused by buoyancy and gravity, resulting in increased temperature fluctuations in the fluid domain, with a characteristic length of approximately $10.2D$. Compared to static conditions, mixing coefficients increase by 10.8%, 18.3%, and 27.8% for branch pipes arranged vertically upwards, horizontally, and vertically downwards under swing conditions, respectively. The maximum peak of the root mean square temperature for T-junctions arranged vertically downwards under swinging conditions reaches 0.16, approximately double that of stationary conditions. Therefore, when branch pipes are arranged vertically upwards, the thermal mixing effect is optimal, and thermal stratification is minimized, making this arrangement preferable for practical applications.

Keywords: circular T-junction; buoyancy; rolling motion; thermal mixing mechanism; large eddy simulation

T 型管路在石油化工、海洋油气田、核工业等众多行业的复杂管道系统中起着至关重要的作用,是不同温度流体的热混合场所^[1]。然而,两种流体之间的温差较大,T 型管路内发生热量波动并传递到管壁,管壁长期受到热脉动的作用,会形成管壁的热疲劳损伤,甚至导致管壁开裂造成安全事故^[2]。T 型管路应用在海洋动力平台和船舶动力装置等海洋条件下时,受海浪影响做如图 1 所示的横荡、纵荡、垂荡、横摇、纵摇和艏摇运动,进而产生切向惯性力、法向惯性力(离心力)、科式惯性力等,流体的速度场和温度场受到附加惯性力的影响^[3]。海洋条件引起的附加惯性力和重力作用于 T 型圆管通道,进而传递到通道内部流体,附加惯性力与冷热流体掺混的叠加作用造成管内流体的温度波动,使管路存在着热疲劳损伤风险。因此,研究海洋条件下冷热流体混合现象的流动特性具有工程应用价值。

在实际工程应用中,引起 T 型圆管通道发生热疲劳失效的冷热流体温差往往大于 100 K,有时甚至达到 300 K^[4-5]。在高温差条件下,冷热流体具有较大的密度差,在浮升力和重力的作用下,T 型圆管通道内混合现象较低温差条件下有明显差异。Selvam 等^[6-7]研究表明,在 T 型圆管通道连接处下游,出现热分层现象,并且由于进口温差的增大,管内浮升力增大,使热分层现象更加稳定。Evrin 等^[8]研究表明,在浮升力和重力的影响下,支管竖直向上布置时通道内流体出现不稳定分层,而支管水平和向下布置时,通道内流体稳定分层^[9]。

目前,对于摇摆条件下通道内流动和传热特性的研究主要集中于圆管和矩形通道。鄢炳火等^[10]通过无量纲分析法,建立了摇摆条件下圆管与矩形管内层流流动传热模型,基于相应的假设,推导出有关速度、温度和摩擦阻力系数的计算关系式。Wang 等通过理论分析^[11]和实验探究^[12]的方式,研究了由于摇摆运动产生的附加惯性力对竖直单管内流动传热特性的影响,发现流量脉动强度和管路驱动压头、摩擦阻力以及附加惯性力有关,流量脉动增强管内流体平均传热系数;同时指出基于努塞尔数和平均雷诺数相对值、摇摆运动参数等,可以通过稳态条件下热工水力参数预测摇摆条件下竖直圆管内瞬时努塞尔数。Chen 等^[13]实验探究了摇摆条件对窄通道内振荡流的传热特性的影响,基于努塞尔数和雷诺数的相对脉动幅值关系建立了新的关系式,可用于预测摇摆条件下振荡流的瞬时传热特征。

与摇摆条件下单通道不同,T 型圆管通道内流

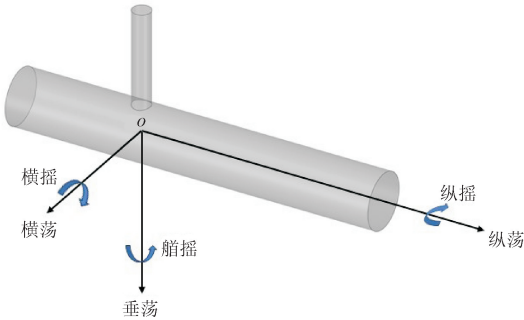


图 1 海洋条件下 T 型管路运动示意图
Fig. 1 Schematic diagram of motion under ocean conditions

体混合后具有强烈湍流扰动,流量和阻力特性在摇摆运动引起的附加惯性力作用下周期性变化。Su等^[14-16]研究了脉动进口和小温差下T型通道流动混合特性影响因素,实验研究了摇摆条件下T型圆管通道内两种等温流体混合流型,主要从涡结构的角对流型进行了分类。但是,在重力、大温差引起的浮升力和摇摆条件引起的附加惯性力的作用下T型管道内流体热混合机理尚不明确。

本文以T型圆管通道为研究对象,采用大涡模拟湍流模型,建立了多力场耦合条件下T型圆管通道内流体热混合数值模型,通过改变支管的布置方式,分析浮升力、重力和附加惯性力多力场耦合条件下T型圆管通道内流体热混合特性,并给出实际应用中T型圆管通道的优选布置方式。

1 物理模型与数值方法

1.1 物理模型及网格划分

T型圆管通道的物理模型如图2所示,包含一个主管和一个支管,通道内径分别为 $D=45\text{ mm}$ 和 $d=15\text{ mm}$ 。主管和支管分别流入热流体和冷流体,在通道内混合后由出口流出。物理模型坐标原点 o 设置在主管和支管轴线的交汇处。主管进口,支管进口和出口与通道原点 o 的距离分别为 $10D$ 、 $10d$ 和 $20D$,壁厚 σ 为 3 mm 。支管分别以竖直向上、水平和竖直向下的方式与主管垂直相贯连接,以探究浮升力和重力对流体热混合机理的影响。3种布置方式对应的重力分别沿 y 轴负方向、 z 轴正方向及 y 轴正方向作用。

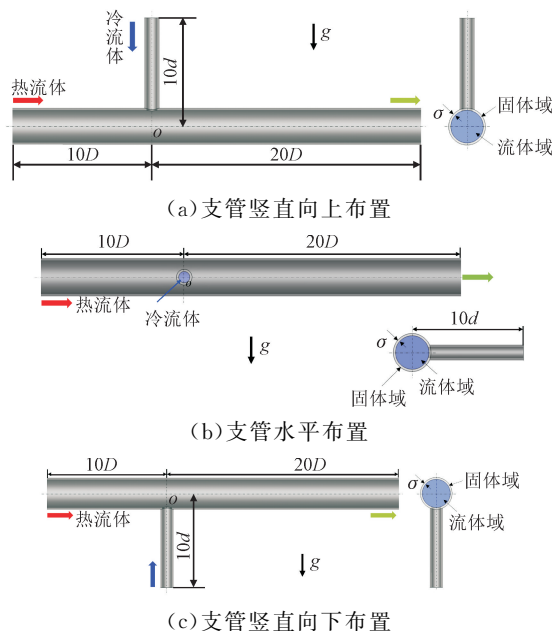


图2 T型圆管物理模型示意图

Fig. 2 Physical model diagram of T-junction

使用ANSYS ICEM-CFD软件,对物理模型整体使用六面体网格进行划分。最大网格尺寸 Δ 由泰勒微尺度 ζ 和能量尺度 L_R 确定^[17],即 $\Delta = \max(\zeta, L_R/10)$ 。利用雷诺平均模拟(RANS)湍流模型,求解所有大涡模拟(LES)计算工况下的泰勒微尺度和能量尺度。在求解相关湍流特征尺度前,需要先进行网格无关性验证,消除网格尺寸对湍流特征尺度计算结果的影响。为此选用 2 mm 的网格尺寸进行RANS求解本文不同LES计算工况下(工况1~3,工况1-R~3-R)的湍流特征尺度,以确定方法确定适用于LES计算的网格尺寸。不同LES计算工况下得到的最大网格尺寸如图3所示,表明最大网格尺寸选用 1.8 mm 时可满足所有工况下LES计算的网格需求。

无量纲边界距离 y^+ 可用于评估壁面附近的网格质量,表征壁面法向上第1层网格的无量纲高度,定义为

$$y^+ = \frac{\rho \Delta_s u_\tau}{\mu} \quad (1)$$

式中: Δ_s 为壁面第1层网格高度; ρ 为流体密度; μ 为流体黏度; u_τ 为近壁面摩擦速度,定义为

$$u_\tau = \sqrt{\tau_w / \rho} \quad (2)$$

其中 τ_w 为壁面剪切应力。

在进行LES计算时,对近壁面区域直接求解,需要在黏性底层内设置多层网格,要求第1层网格高度满足 $y^+ < 1$ 。基于此,本研究将近壁面第1层网格高度设置为 0.017 mm ,可满足所有工况下的网格需求。基于上述网格划分准则,LES计算时所用网格总数为519万,其中流体域网格408万,固体域网格111万,网格分布如图4所示。

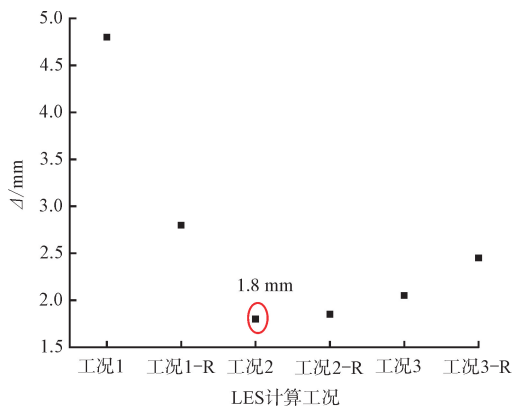


图3 不同LES计算工况下最大网格尺寸

Fig. 3 Maximum grid size under different LES calculation conditions

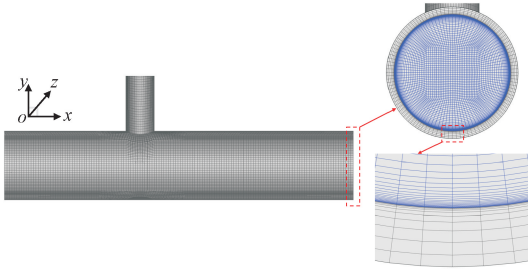


图 4 T 型圆管网格分布图

Fig. 4 Grid distribution map of T-junction

1.2 数值方法

T 型圆管通道内冷热流体的混合过程复杂多变,在流场和温度场中产生大尺度的拟序结构及各种形态的涡,可通过数值模拟直观地观察和分析。数值模拟方法可以分为 LES、RANS 和直接数值模拟(DNS)。LES 能够捕捉到 RANS 所无能为力的许多非稳态、非平衡过程中出现的大尺度效应和拟序结构,同时又克服了 DNS 求解所有湍流尺度而带来的巨大计算开销的问题。本文选用 FLUENT22.0 软件的 LES,对静止和摇摆条件下通道内流体热混合机理进行探究。

LES 的基本思想是通过滤波函数将大尺度的拟序结构和小尺度的涡分离开,利用 Navier-Stokes 方程精确求解大尺度上所有湍流尺度的运动,而亚网格尺度的各向同性小涡用亚格子应力模型(SGS)来封闭。

滤波处理后的连续方程和能量方程如下

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{\rho} \bar{u}_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial (\bar{\rho} \bar{h})}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{\rho} \bar{h} \bar{u}_j)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\lambda_{\text{eff}} \frac{\partial \bar{T}}{\partial x_j} \right) \quad (4)$$

式中: $\bar{u}$ 为滤波后的速度变量;下标 i, j 表示相应量的 x, y 方向; $\bar{h}$ 和 $\bar{T}$ 代表滤波后的焓和温度; λ_{eff} 为亚格子应力引起能量变化的有效系数,定义如下

$$\lambda_{\text{eff}} = \lambda + \frac{\mu_t c_p}{Pr_t} \quad (5)$$

其中 λ 为导热系数, μ_t 为湍流黏度, c_p 为比定压热容, Pr_t 为湍流普朗特数,取定值 0.85。

静止条件下,滤波处理后的动量方程如下

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\bar{\rho} \bar{u}_i)}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{\rho} \bar{u}_i \bar{u}_j)}{\partial x_j} = \\ - \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + \rho g \end{aligned} \quad (6)$$

式中: $\bar{p}$ 为滤波后的压力变量; σ_{ij} 和 τ_{ij} 分别为分子黏度 μ 引起的应力张量和滤波过程中产生的亚格子

应力。

采用瓦格纳-勒西尔代数涡(WALE)亚格子模型对亚格子应力进行求解,在 WALE 亚格子模型中,定义湍流黏度如下^[18]

$$\mu_t = \frac{\rho (c_w \Delta)^2 (S_{ij}^d S_{ij}^d)^{3/2}}{(S_{ij}^d S_{ij}^d)^{5/4} + (S_{ij}^d S_{ij}^d)^{5/2}} \quad (7)$$

式中: c_w 为 WALE 常数,取 0.325; S_{ij}^d 为速度梯度张量平方的对称无迹部分,定义如下

$$S_{ij}^d = \frac{1}{2} (\bar{g}_{ij}^2 + \bar{g}_{ji}^2) - \frac{1}{3} \delta_{ij} \bar{g}_{kk}^2 \quad (8)$$

其中 $\bar{g}_{ij}$ 为速度梯度张量,定义为

$$\bar{g}_{ij} = \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \quad (9)$$

在摇摆条件下,T 型圆管通道空间位置的动态改变引起重力对流体的作用发生瞬变。同时,摇摆运动引入附加加速度,流体受附加惯性力的作用。因此,摇摆条件下滤波处理后的动量方程定义如下

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\bar{\rho} \bar{u}_i)}{\partial t} + \frac{\partial (\bar{\rho} \bar{u}_i \bar{u}_j)}{\partial x_j} = \\ - \frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + G + F_{\text{add}} \end{aligned} \quad (10)$$

式中: G 和 F_{add} 分别为摇摆过程中瞬变的重力和附加惯性力。

数值模拟中,假设摇摆运动为三角函数形式的简谐运动,以支管垂直向上布置为例,摇摆过程中通道中流体的受力分析如图 5 所示。为了更好地理解摇摆条件下通道内流体的受力,将坐标系 $x'_R - o'_R - y'_R$ 和 $x_R - o_R - y_R$ 分别被假定为非惯性坐标系和惯性坐标系。非惯性坐标系相对于惯性坐标系绕 $o_R - z_R$ 轴进行摇摆。其中心 o 的到摇摆轴心 o_R 的距离为 $L = 0.5 \text{ m}$ 。定义主管进口位于最低处为摇摆初始时刻,则摇摆角度 θ 、摇摆角速度 ω 和摇摆角加速度 β 分别定义如下

$$\theta = -\theta_{\text{max}} \cos\left(\frac{2\pi t}{T_r}\right) \quad (11)$$

$$\omega = \frac{2\pi}{T_r} \theta_{\text{max}} \sin\left(\frac{2\pi t}{T_r}\right) \quad (12)$$

$$\beta = \frac{4\pi^2}{T_r^2} \theta_{\text{max}} \cos\left(\frac{2\pi t}{T_r}\right) \quad (13)$$

式中: θ_{max} 为摇摆最大角度即摇摆幅值; T_r 为摇摆周期,0 时刻角度在负向最大摇摆角度,即左下方最大位置。

因此,流体微团 m 所受附加惯性力描述如下

$$F_{\text{add}} = \rho(a_c + a_t + a_k) \quad (14)$$

式中: a_c 、 a_t 和 a_k 分别为离心加速度、切向加速度和科氏加速度。

在进行摇摆条件下的 LES 计算时,需关闭重力项,并将上述瞬变附加惯性力和瞬变重力的各个分量源项以用户自定义函数的形式添加到动量方程中。

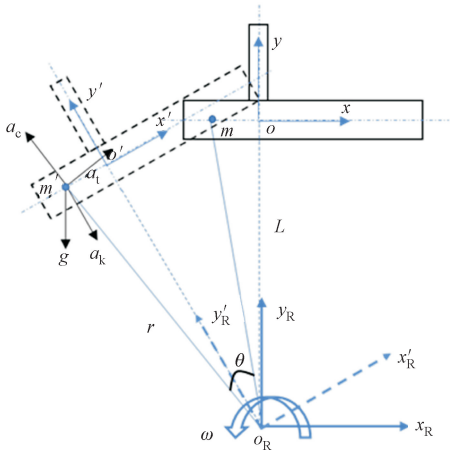


图 5 摇摆条件下 T 型圆管通道内流体受力分析
Fig. 5 Analysis of fluid forces inside circular T-junction under swinging conditions

1.3 边界条件及求解方法

流体雷诺数 Re 定义如下

$$Re = \frac{\rho u D}{\mu} \tag{15}$$

文献[19-21]研究结果表明,摇摆条件下单通道内流量和压降的波动幅值随摇摆幅值的增大而增大、随摇摆周期的增大而减小,因此定义摇摆雷诺数 Re_r 表征摇摆参数的影响程度

$$Re_r = \frac{\rho u_1 D}{\mu} \tag{16}$$

式中: u_1 为摇摆运动引起的线速度

$$u_1 = \frac{4\theta_{\max} L}{T} \tag{17}$$

其中 T 为瞬时温度。式(16)其物理意义为摇摆引起的附加惯性力和流体黏性力之比。

本研究主要关注 T 型圆管通道内流场和温度场的协同作用机制,同时研究附加惯性力、浮力和重力多力场耦合条件下的流体热混合机理。因此,将 T 型圆管通道支管竖直向上、水平和竖直向下布置,进行 3 种布置方式时静止 $Re_r = 0$ 和摇摆条件 $Re_r = 41\,500$ 下共 6 个工况的 LES 计算,摇摆条件对应的摇摆周期为 2 s,摇摆幅值为 30° ,计算工况具体参数如表 1 所示,下标 m、b 表示主管、支管。在所有工况下,流体域入口设置为质量流量入口边界条件,出口为压力出口边界条件。主管和支管进口质量流量分别为 0.227 kg/s 和 0.071 kg/s,对应的雷诺数分别

为 74 500 和 6 800。流体域工质为水,运行压力为 10 MPa,主管和支管进口流体温度分别为 573.15 K 和 298.15 K,温差为 275 K,接近实际运行的高温高压工程条件。流量比(Q_R)定义为主管与支管流量的比值。工质水的物性参数如密度、比热容、导热系数、黏度等随温度变化。对从 NIST 数据库^[22]中获得的 不同温度下的物性参数进行多项式拟合,得到的物性参数随温度变化的关系式与实际物性变化吻合,将关系式代入到数值模型中进行求解。

表 1 LES 计算工况表

Table 1 LES calculation working condition table				
工况编号	支管布置方式	Re_r	Re_m	Re_b
工况 1	竖直向上	0	74 500	6 800
工况 1-R	竖直向上	41 500	74 500	6 800
工况 2	水平	0	74 500	6 800
工况 2-R	水平	41 500	74 500	6 800
工况 3	竖直向下	0	74 500	6 800
工况 3-R	竖直向下	41 500	74 500	6 800

固体域外壁面为绝热边界条件,内壁面与流体域共轭传热以考虑流-热-固耦合。固体域的材料为不锈钢,密度为 8 030 kg/m³,比定压热容为 502.48 J/(kg · K),导热系数为 16.27 W/(m · K)。

LES 计算前,利用雷诺应力模型(RSM)对 T 型圆管通道内物理场进行稳态求解,将收敛后的稳态物理场作为 LES 瞬态计算的初始场。选择基于压力的分离求解器进行 LES 计算,利用有界中心差分格式对控制方程进行离散,同时选择 SIMPLE-C (semi-implicit method for pressure linked equations-consistent)算法耦合速度和压力,时间步长设置为 2 ms,满足库朗-弗里德里希-刘易斯(CFL)数小于 1。对 LES 计算结果进行采样以获取并分析通道内物理场的瞬态和统计结果。LES 计算时,设置混合区内监测点监测流体的瞬态速度和温度变化,待速度和温度稳定波动后开始采样。采样间隔为 2 ms,静止条件下,采样总时长为 20 s;摇摆条件下,采样总时长为 6 个摇摆周期。

为方便对实验结果进行分析,对温度和涡量参数进行无量纲化。瞬时温度 T 使用主管热流体和支管冷流体之间的温度差进行无量纲化,无量纲瞬时温度 T^* 可表示为

$$T^* = \frac{T - T_b}{T_m - T_b} \tag{18}$$

无量纲时均温度 T_s^* 为

$$T_s^* = \frac{1}{N} \sum_{k=1}^N T_k^* \tag{19}$$

式中： N 为采样数； k 为采样序列。

温度的脉动强度可以用均方根温度进行表征，无量纲均方根温度 T_{rms}^* 为

$$T_{rms}^* = \sqrt{\frac{\sum_{k=1}^N (T_k^* - T_s^*)^2}{N}} \tag{20}$$

涡量可以描述流体有旋运动的状态，表征流场内涡结构的强弱。无量纲涡量 W_z^* 可表示为

$$W_z^* = \left(\frac{\partial u_y}{\partial x} - \frac{\partial u_x}{\partial y} \right) D / u_m \tag{21}$$

1.4 数值模型验证

选择 Wang 等^[23] 的实验数据来验证摇摆条件下湍流模型的准确性。验证工况相关参数如表 2 所示，两种验证工况的摇摆雷诺数分别为 $Re_r = 3\,520$ 和 $Re_r = 2\,640$ 。图 6 为不同摇摆雷诺数对主管流体瞬时流量比模拟结果与实验结果的对比，可见不同摇摆雷诺数下模拟计算得到的瞬时流量比与实验结果吻合都较好。在之前的研究中已经验证了摇摆运动下直立圆管内的流动和温度脉动特性^[24]。因此，本文建立的数值方法对于后续研究是可靠的。

表 2 验证工况相关参数

Table 2 Verification parameters related to operating conditions

工况编号	Re_r	Re_m	Q_R
工况-A	3 520	2 110	20
工况-B	2 640	2 110	20

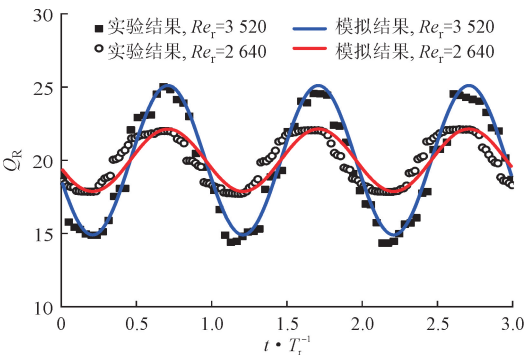


图 6 主管流体瞬时流量比数值结果与实验结果的对比
Fig. 6 Comparison between numerical and experimental results

2 结果与讨论

本文重点探究不同支管布置方式下，重力、浮升力和附加惯性力多力场耦合时 T 型圆管通道内三

维涡结构和温度场在时间及空间上的瞬时演化。

2.1 静止条件下流体热混合时空演化特性

图 7 为相同时刻下，截面 $z/D = 0$ 上瞬时涡量场和温度场的分布情况。将分布在支管射流的剪切层内大尺度涡结构称为前缘剪切涡(LEV)。由图 7 可以发现，涡量场和温度场存在空间上的协同作用，支管射流前缘剪切层内形成的 3 个涡结构的位置与温度场等值线卷起位置相似。冷热流体交汇后，前缘剪切层内形成的剪切涡使得冷热流体相互卷吸，温度场内形成与剪切层涡旋转方向相同的卷起结构。涡结构沿支管射流发展，冲击到主管下壁面发生破碎，引起温度场中卷起结构发生破碎，冷热流体得到充分混合，下壁面附近流体温度分布相对均匀，温度分层现象减弱。

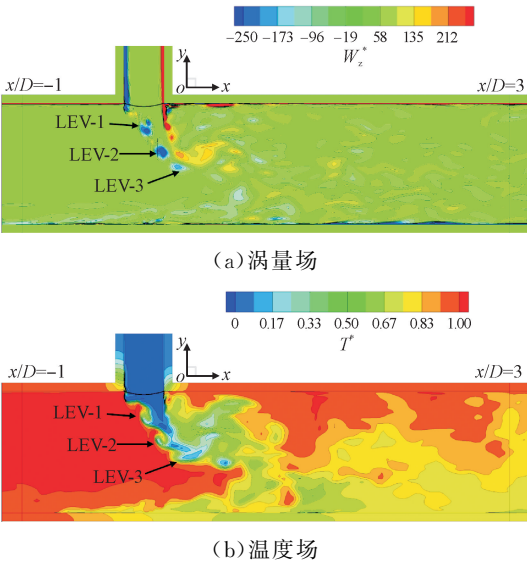


图 7 截面 $z/D = 0$ 上相同时刻瞬时涡量场和温度场的分布情况

Fig. 7 Instantaneous vorticity field (upper) and temperature field (lower) distribution at the same moment at the section $z/D = 0$

为探究涡量场和温度场在时间上的协同作用，在截面 $z/D = 0$ 上支管射流入口前缘处设置监测点 $(0.13D, 0.49D, 0)$ 。监测点位置处瞬时涡量和温度随时间变化如图 8(a)所示。从中可以看出，瞬时涡量存在周期性波动，这是由剪切涡周期性脱落并通过监测点引起，每波动一次，表示一个剪切涡通过。剪切涡的周期性脱落和通过引起温度场卷起结构的同步通过监测点，造成瞬时温度与涡量同步波动，这也是剪切层内温度波动的机制。同时可以观察到，点 $(0.13D, 0.49D, 0)$ 处涡量和温度在 t 为 $0 \sim 0.5\text{ s}$ 内波动 $9 \sim 10$ 次。图 8(b) 为监测点处瞬时涡量和温

度的功率谱密度(PSD)分布。其表征涡量场和温度场在频域上的协同作用,并能捕捉涡结构和温度卷起结构的脱落频率^[24]。可以发现,瞬时涡量和温度的 PSD 随频率的变化趋势基本一致,且存在明显峰值,其对应的频率为主频。点(0.13*D*, 0.49*D*, 0)处涡量和温度 PSD 的主频为 19.3 Hz,与图 8(a)中前缘剪切涡和 0~0.5 s 内的波动次数相对应,表明前缘剪切涡的脱落频率为 19.3 Hz。

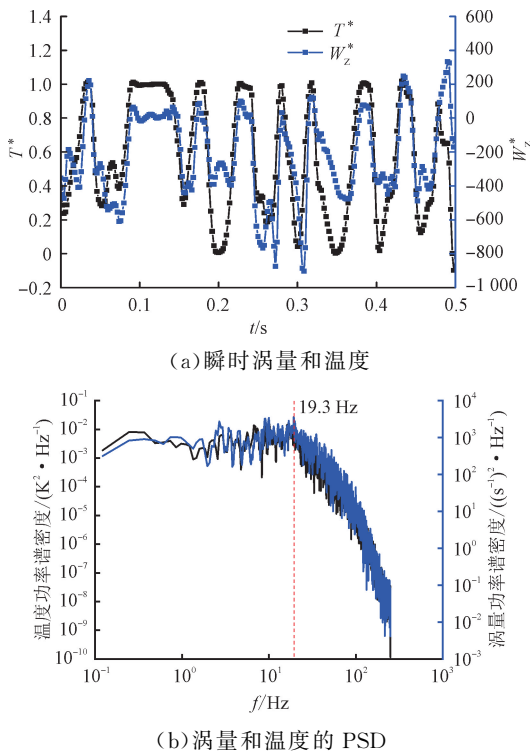


图 8 监测点处瞬时涡量、温度和对应的功率谱密度
Fig. 8 Instantaneous vorticity, temperature and the corresponding PSD at monitoring points

流场中的涡结构可以通过无量纲参数 Ω 的等值面识别,被称为 Ω 涡识别方法^[25], Ω 定义如下

$$\Omega = \frac{\|\mathbf{B}\|_F^2}{\|\mathbf{A}\|_F^2 + \|\mathbf{B}\|_F^2 + 0.001 (\|\mathbf{B}\|_F^2 - \|\mathbf{A}\|_F^2)_{\max}} \tag{22}$$

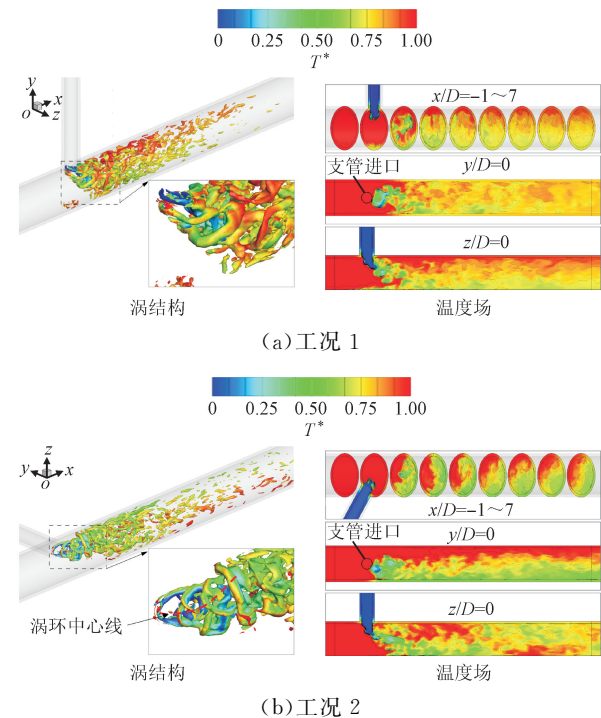
式中: $\mathbf{A}$ 和 $\mathbf{B}$ 分别为速度梯度张量的对称和反对称部分。

本文根据文献^[26]推荐值,利用 $\Omega=0.52$ 的等值面作为涡结构的识别判据。

图 9 为静止条件下不同支管布置时 T 型圆管通道内三维涡结构和不同截面上温度场的瞬时分布。从图中涡结构可以看出,支管射流剪切层处前缘及后缘剪切涡都构成完整的涡环,但随着流体继续向下游流动时,由于重力和浮升力的影响,涡环逐渐向重力

方向偏移,导致在不同支管布置形式下形成不同的下游涡结构。支管竖直向上布置时,下游涡结构分层分布,上壁面附近涡结构温度较高,下壁面附近涡结构温度较低。支管水平布置时,从剪切层内涡环中心线可以看出,涡环逐渐向 z 轴正方向偏移。支管竖直向下布置时,剪切涡环支管射流后尾迹区内尾迹涡汇合,这使得涡环和尾迹涡的发展受到抑制并逐渐消失。

对比图 9 工况 1~3 温度场可以发现,支管竖直向上布置时冷流体进入主管后,重力的作用加强了冷流体冲击主管下壁面,流体混合主要发生在 $x/D=0\sim4$ 内。支管竖直向下布置时,重力的作用抑制了剪切层内温度卷起结构的发展,在 $x/D=3$ 位置处,冷流体冲击到最接近主管 y 轴正方向管壁的位置,抑制了绕流区内温度分层结构的发展。随后,两种支管布置形式下流体热混合都趋于稳定,在重力和浮升力的驱使下,主管上、下部分分布着热流体和冷流体,出现明显的热分层,与各自的涡结构分层相对应。从图 9(b) 温度场可以看出,支管水平布置时,支管射流冲击到支管同侧的主管壁,即主管在 y 轴正方向和 z 轴正方向之间的壁面,并在 z 轴的正方向上形成尾迹涡,而热流体主要从 z 轴负方向区域内绕过支管射流,并形成与尾迹涡相对应的温度分层结构。从横截面 $x/D=-1\sim7$ 温度分布可以看出,与其他两种布置不同的是,流体在向下游流动过程中沿圆周方向发生周期性振荡,导致冷热流体的分层面沿流向螺旋分布。



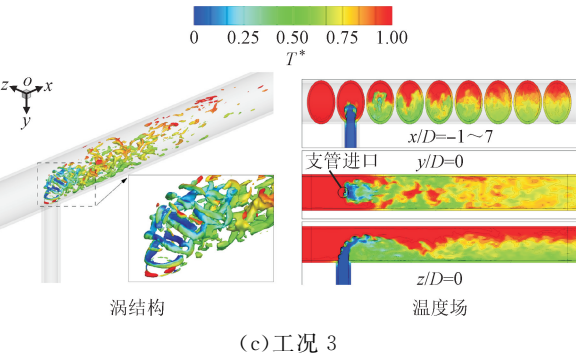


图 9 静止条件下 T 型圆管通道内涡结构和温度场瞬时分布
Fig. 9 Instantaneous distribution of vortex structure and temperature field in a circular T-junction under static conditions

2.2 摇摆条件下流体热混合时空演化特性

摇摆条件下,支管竖直向上布置、水平布置和竖直向下布置时(工况 1-R、工况 2-R 和工况 3-R)一个周期内不同时刻的涡结构和温度瞬时分布如图 10~12 所示。支管竖直向上和竖直向下布置时,支管射流的冲击方向与主管摇摆运动平面平行,因此摇摆引起的附加惯性力对这两种支管布置形式的影响相似。在 $t/T_r = 0 \sim 0.50$ 内,通道主管下游朝重力方向摇摆运动,受附加惯性力影响,支管射流受到主管流体向重力反方向的挤压作用而发生上扫,冲击深度逐渐减小。剪切层内涡环沿流向的发展受到抑制,在 $t/T_r = 0.50$ 时发生断裂。主管流体的绕流作用受到抑制,支管射流后尾迹涡数量逐渐减少。对应地,从 t/T_r 为 $0 \sim 0.50$ 内通道的温度场可以发现,抑制剪切层内温度卷起结构的形成和发展,减小了支管射流后绕流区的范围,在 $t/T_r = 0.50$ 时,剪切层内冷热流体温度分界线分布光滑,如图 10(a)~(c)、12(a)~(c) 所示。

在 $t/T_r = 1.00$ 时,通道再次运动到最大负向摇摆角度,通道内涡结构和温度分布与 $t/T_r = 0$ 时刻相同。在 t/T_r 为 $0.50 \sim 1.00$ 内,通道主管下游朝重力反方向移动,支管射流的冲击深度增加,冷热流体剪

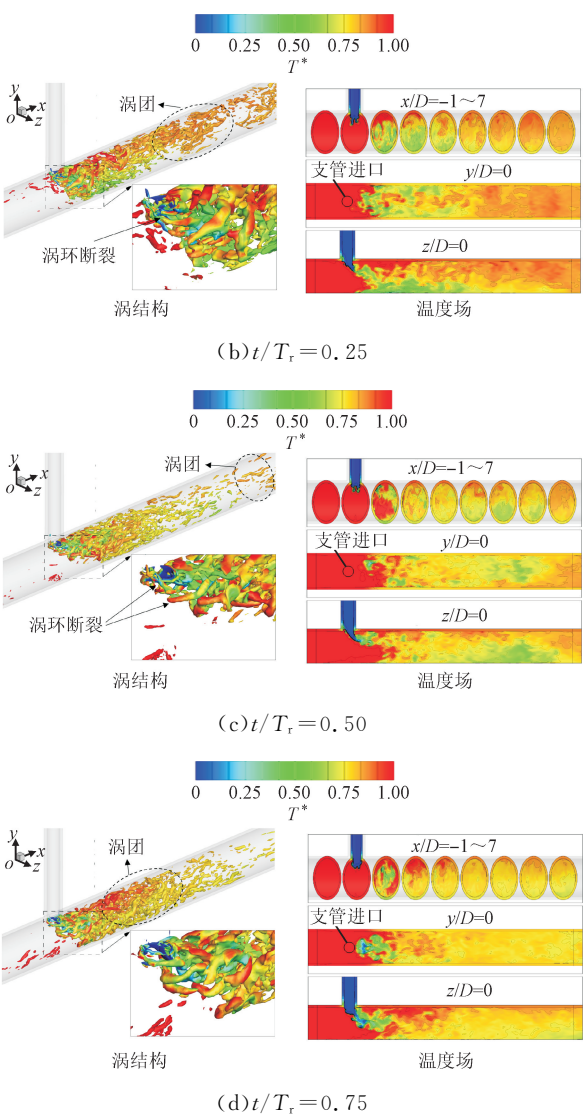
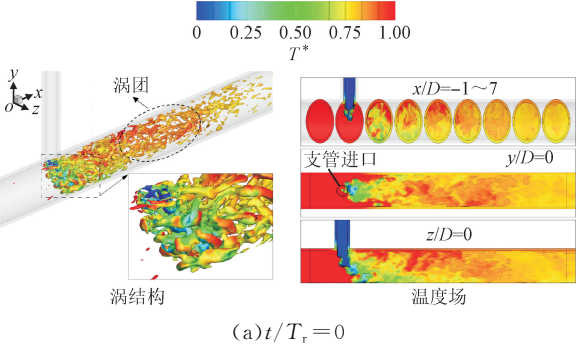


图 10 工况 1-R 时 T 型圆管通道内涡结构和温度场瞬时分布
Fig. 10 Instantaneous distribution of vortex structure and temperature field in a circular T-junction for Case 1-R

切作用增强,剪切层内重新出现完整的涡环和温度卷吸结构。同时,流体绕流作用增强,绕流区的范围逐渐增大,如图 10(a)~(c)、12(a)~(c) 所示。

当支管水平布置时,支管射流冲击方向与主管摇摆运动平面垂直,因此摇摆引起的附加惯性力对支管射流冲击深度的影响不明显,如图 11 所示。在 $t/T_r = 0 \sim 0.50$ 内,通道主管向重力方向移动,受附加惯性力的影响,剪切层内涡环中心线朝 z 轴正方向的偏移现象加强,直至涡环撞击到主管在 z 轴正方向管壁发生涡环破碎,在此过程中抑制热流体绕流作用的强度逐渐增大。在 $t/T_r = 1.00$ 时,通道内涡结构和温度分布与 $t/T_r = 0$ 时刻相同。在 $t/T_r = 0.75 \sim 1.00$ 内,通道主管下游开始朝重力反方向移动,在附

加惯性力作用下支管射流的偏移现象逐渐减弱,引起通道内涡环中心线和温度场逐渐向 z 轴负方向移动。上述结果表明,摇摆条件下,通道内涡结构和温度场变化周期与摇摆周期相同。

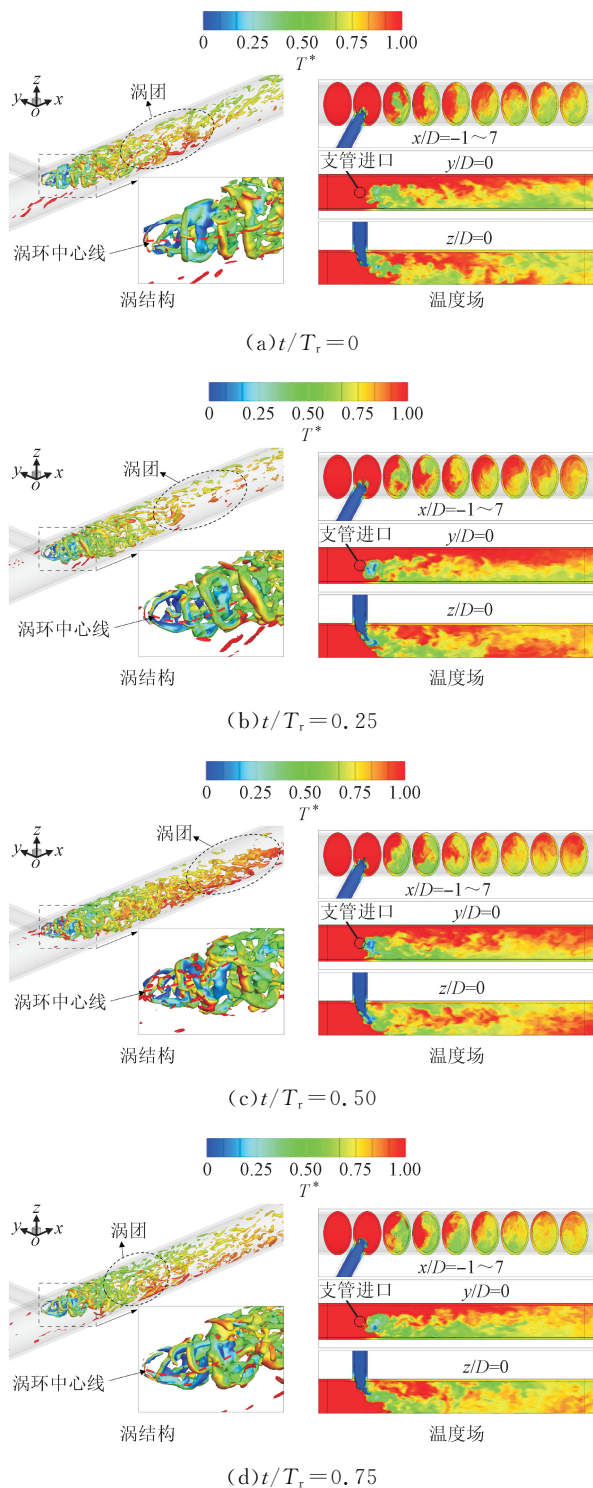


图 11 工况 2-R 时 T 型圆管通道内涡结构和温度场瞬时分布

Fig. 11 Instantaneous distribution of vortex structure and temperature field in a circular T-junction for Case 2-R

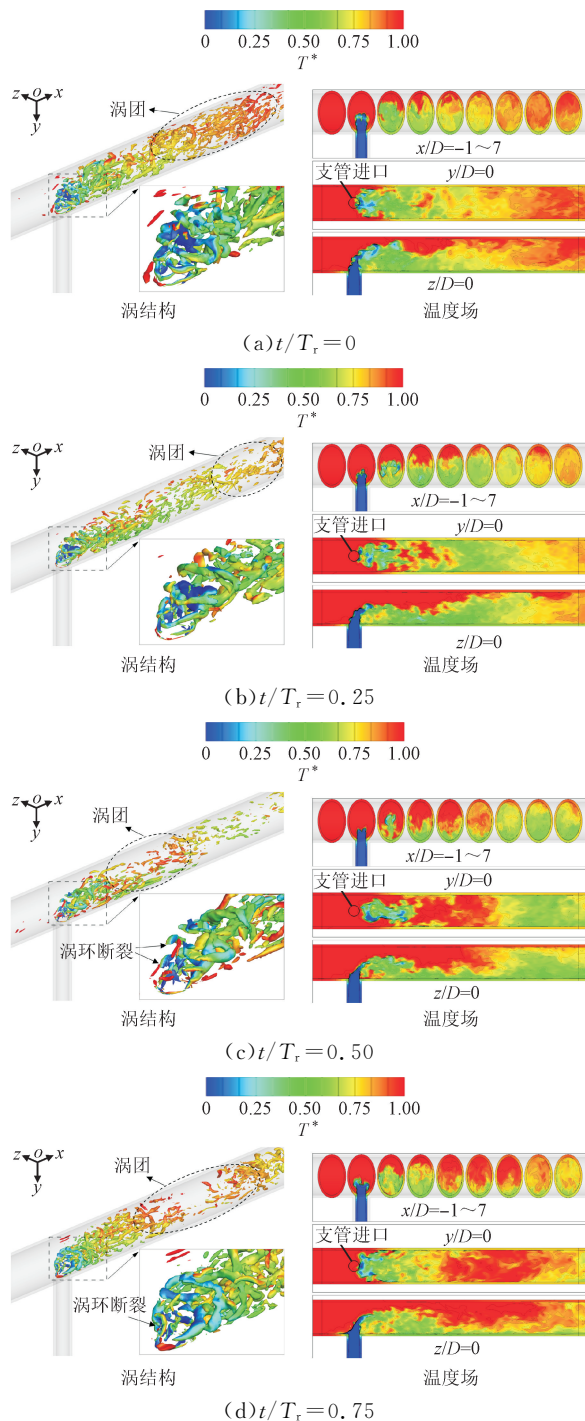


图 12 工况 3-R 时 T 型圆管通道内涡结构和温度场瞬时分布

Fig. 12 Instantaneous distribution of vortex structure and temperature field in a circular T-junction for Case 3-R

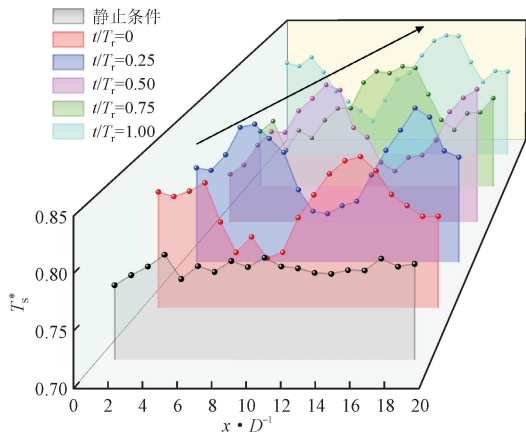
2.3 流体热混合沿程温度瞬态特性

3 种支管布置形式下 T_s^* 沿流向分布情况如图 13 所示。从图 13(a) 可以发现,静止条件下,由于流体热混合主要发生在主管下游前端位置, $x/D = 1 \sim 4$ 横截面上 T_s^* 分布出现上下波动,在 $x/D = 5 \sim 19$ 内,混合趋于稳定, T_s^* 稳定在 0.8 附近分布。摇摆条

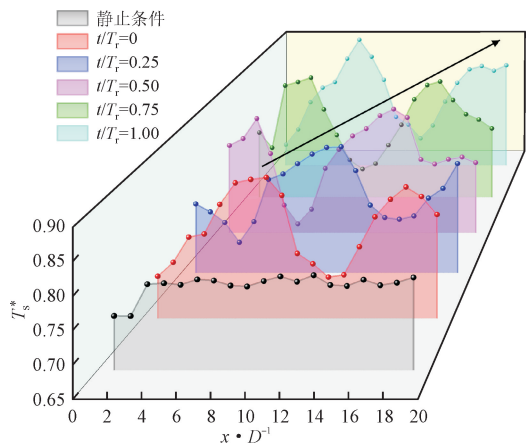
件下, $t/T_r = 0$ 时, T_s^* 沿流向先增大后减小, 随后再次增大后减小, 形成两个明显的峰值。左侧峰值位于 $x/D = 3$ 位置处, 与相同时刻时通道内的高温涡团位置相对应, 右侧峰值位于 $x/D = 14$ 位置处。随着时间推移, 由于高温涡团的脱落, 左侧峰值逐渐向下游移动, $t/T_r = 0.25, 0.5, 0.75$ 和 1 时分别位于 x/D 为 6、9、12 和 14 位置处。同时, 右侧峰值向下游移动, t/T_r 为 0.25 和 0.5 时位于 x/D 为 17 和 19; $t/T_r = 0.75$ 时, 高温流体从通道出口流出, 在 $x/D = 2$ 处重新形成一个 T_s^* 峰值, 对应的形成一个新的高温涡团, 并继续向下游周期性脱落。在 $t/T_r = 1$ 时, 新形成的 T_s^* 峰值移动到 $x/D = 4$ 位置处。可以发现, 不同时刻下, 两峰值的位置相差为 $10D \sim 11D$ 。

从图 13(b) 可以发现, 静止条件下支管水平布置时, T_s^* 沿流向发展主要分为 3 个阶段, 在 x/D 为 $1 \sim 4$ 内, 流体热混合强烈, T_s^* 逐渐增大, 这是由于横截面内热流体逐渐增多导致的; 在 x/D 为 $5 \sim 10$ 内, 流体热混合减弱, T_s^* 在 0.78 上下发生轻微波动; 在 x/D 为 $11 \sim 19$ 内, 流体热混合趋于稳定, T_s^* 基本保持不变。摇摆条件下, $t/T_r = 0$ 时, T_s^* 沿流向存在两个峰值, 左右两侧分别位于 $x/D = 4$ 和 14, 其中左侧峰值与高温涡团的位置相对应。随着通道摇摆, 左右两侧 T_s^* 峰值逐渐向主管下游移动, 在 $t/T_r = 0.75$ 时, 右侧 T_s^* 峰值消失, 在 $x/D = 2$ 位置处形成新的 T_s^* 峰值。

从图 13(c) 可以发现, 静止条件下支管竖直向下布置时, 由于支管冷流体进入主管后迅速向 y 轴负方向偏移, 在支管入口处存在较多的冷流体, T_s^* 在 x/D 为 $1 \sim 2$ 内较小; 在 x/D 为 $2 \sim 3$ 内, 支管冷流体继续向 y 轴负方向偏移, 截面上存在较多热流体, T_s^* 逐渐增大; 在 x/D 为 $3 \sim 19$ 内, T_s^* 基本保持在 0.78 不变。在摇摆条件下, T_s^* 沿流向分布同样



(b) 工况 2 和工况 2-R



(c) 工况 3 和工况 3-R

图 13 3 种支管布置形式下 T_s^* 沿流向分布情况

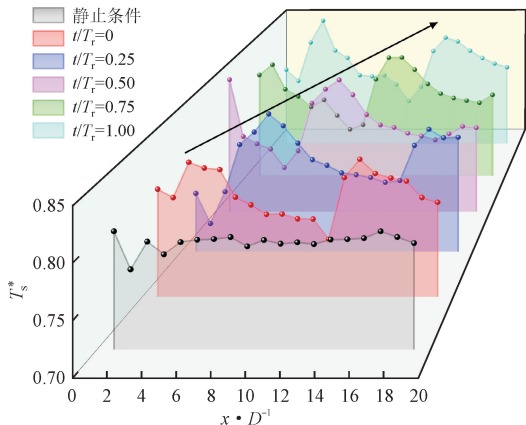
Fig. 13 Distribution of average spatial temperature along the flow direction under three different branch pipe arrangements at different moments

存在两个峰值, 两峰值随着时间推移, 同步向下游移动, 不同时刻下两峰值位置相差都为 $10D$ 。

本研究主管和支管流体混合后的截面平均速度为 0.23 m/s , 摇摆周期为 2 s , 混合后流体在一个周期内流动距离约 $10.2D$, 与两峰值之间的距离相对应。上述结果表明, 摇摆条件下, 支管射流在通道内上下扫掠引起大尺度涡团周期性向下脱落, 进而使得温度场在空间上周期性波动分布, 波长约为混合后流体速度与摇摆周期的乘积。

2.4 流体热混合温度场平均特性

3 种支管不同布置方式下, T 型圆管通道内截面 $x/D = -1 \sim 7$, $y/D = 0$ 和 $z/D = 0$ 上时均温度场分布如图 14 所示。支管竖直向上布置时, 重力方向与支管冷流体入射方向相同, 加速冷流体的流动, 使其对主管热流体的冲击增强, 加速冷热流体的混合。静止条件下, 冷热流体主要在 $x/D = 0 \sim 3$ 内混合形成明显的热分层现象, 并沿流向逐渐减弱, 在



(a) 工况 1 和工况 1-R

$x/D = 4 \sim 7$ 内形成稳定的热分层,如图 14(a) 所示。摇摆条件下,由于支管冷流体在通道内上下扫掠,形成沿流向周期性脱落的大尺度涡团,引起温度场在时间和空间上的变化,加速了冷热流体的混合。因此,热分层主要存在于 $x/D = 0 \sim 1$ 内,且流体在下游的分布相比静止条件下更加均匀,如图 14(b) 所示。

支管水平布置时,支管冷流体入射方向与重力方向垂直,进入主管流体后朝 z 轴正方向偏移并撞击主管在 z 轴正方向上的壁面,在通道内形成相比支管竖直布置时更加明显的热分层。静止条件下,流体撞击壁面后向下游流动的过程中沿圆周方向发生振荡,如图 14(c) 所示。摇摆条件下,横截面上温度等值线沿圆周方向振荡的现象及对称面内高低温区域交替出现的现象减弱,表明摇摆运动抑制了流体在圆周方向上的振荡,如图 14(d) 所示。支管竖直向下布置时,重力方向与支管冷流体入射方向相反,抑制了冷流体对主管热流体的冲击,未能碰撞到入射口对面管壁,在通道内形成明显的热分层现象。静止条件下,热分层现象更加明显,如图 14(e) 所示。摇摆条件下,受附加惯性力的影响,支管冷流体在进入主管后的偏移程度减弱,冷热流体的混合增强,热分层现象沿流向逐渐减弱,如图 14(f) 所示。

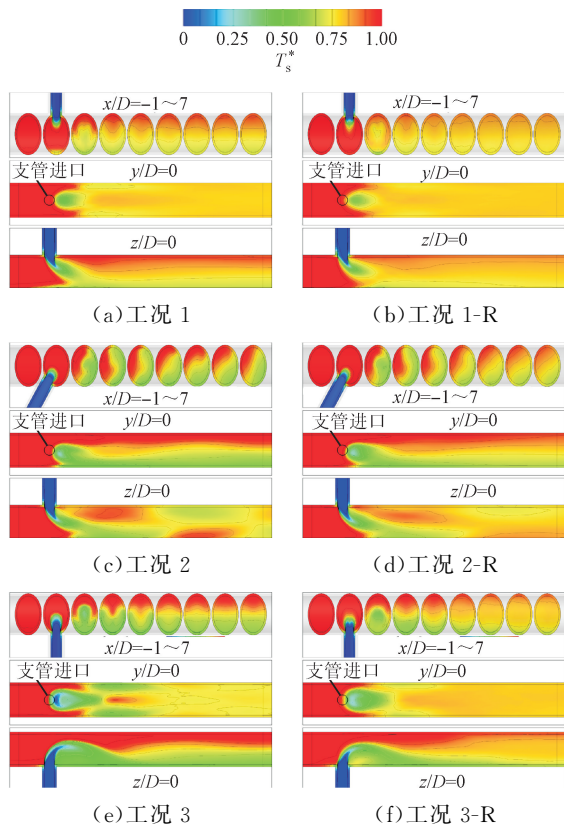


图 14 不同工况下 T 型圆管通道内时均温度场分布

Fig. 14 Time averaged temperature distribution in a circular T-junction under different operating conditions

对比不同工况下温度分布发现,受重力和浮升力的影响,通道内流体热混合不完全,温度分布不均匀形成明显的热分层现象,附加惯性力增强冷热流体的混合,削弱热分层现象。但是,重力与支管冷流体入射方向的相对位置影响着通道内流体温度热分层程度,同时也改变附加惯性力对流体热分层的削弱程度。为定量分析支管不同布置方式时重力、浮升力和附加惯性力多力场耦合条件下的通道内流体热分层现象,定义混合系数 K 如下

$$K = 1 - \frac{T_{\text{rms}}^*}{T_{\text{rmax}}^*} \quad (23)$$

式中: T_{rmax}^* 为 T_{rms}^* 的最大值,是 $x/D = 0$ 截面上时均温度分布的均方根值。混合系数 K 表征横截面上温度分布的均匀性。显然, K 在 $0 \sim 1$ 内变化, K 越接近 1, 表示温度分布越均匀,热分层现象越弱。

图 15 为不同工况下通道内混合系数 K 沿流向的变化。从中可以发现,在静止条件下(见图 15 中实线),工况 1 的 K 在 $x/D = 0 \sim 3$ 内由 0.56 逐渐增大到 0.82,温度分布均匀性逐渐增大,随后沿流向稳定保持在 0.83 不变;工况 2 和工况 3 在 $x/D = 0 \sim 4$ 时, K 分别在 $0.53 \sim 0.69$ 和 $0.41 \sim 0.69$ 内逐渐增大,随后维持在 0.7 附近不变。工况 1 的 K 整体上比工况 2、3 大,具有最好的混合效果。同时,在 $x/D = 0 \sim 4$ 时,工况 2 的 K 比工况 3 的大,混合效果较好;在 $x/D > 4$ 时,工况 2 和工况 3 的 K 基本一致,混合效果相同。总的来说,静止条件下,支管竖直向上布置时,通道内冷热流体的混合效果最好、温度分布最均匀、热分层现象最弱,支管水平布置时次之,支管竖直向下布置时热分层现象最强。

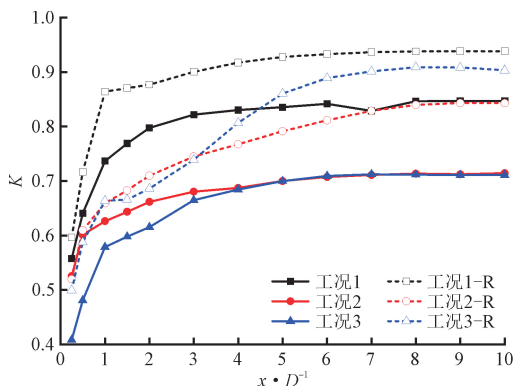


图 15 不同工况下混合系数 K 沿流向分布

Fig. 15 Distribution of mixing coefficient K along the flow direction under different conditions

在摇摆条件下(见图 15 中虚线),工况 1-R 的 K 在 $x/D = 0 \sim 1$ 时由 0.6 迅速增大到 0.86,随后在

$x/D = 1 \sim 5$ 时缓慢增大到 0.94,并在下游保持不变。对比工况 1 和工况 1-R 的 K 发现,摇摆运动显著增大了通道内温度场的均匀性,削弱了热分层现象,同时也增大了流体热混合达到稳定状态的距离。同样地,工况 2-R 和工况 3-R 的 K 相比静止条件下有显著提升,流体热混合达到稳定状态的距离也随之增大,在 $x/D \geq 8$ 时达到稳定。支管竖直向上、水平和竖直向下布置时, K 在下游分别稳定在 0.94、0.85 和 0.91,相比静止条件下稳定后 K 分别增大了 10.8%,18.3% 和 27.8%。这表明,竖直向上布置时摇摆运动引起的影响最小,支管水平布置时次之,竖直向下布置时最大。这是因为:支管竖直向上布置时,重力方向和冷流体入射方向相同,对冷流体动量和惯性力有增大作用,从而削弱了摇摆运动引起的附加惯性力的作用;支管竖直向下布置时,重力方向和冷流体入射方向相反,抑制冷流体的动量和惯性力,从而使附加惯性力的作用相对增强。

2.5 壁面温度场平均特性和脉动特性

T 型圆管通道内流体的温度场时空演化诱发固体域内温度场的分层和波动,进而引起管道壁面的热疲劳失效。为便于观察,对主管内壁面沿圆周方向展开为二维平面,以支管竖直向上布置为例,定义主管内壁面左视图和支管内壁面俯视图内角度 θ_c 沿圆周方向变化如图 16 所示。

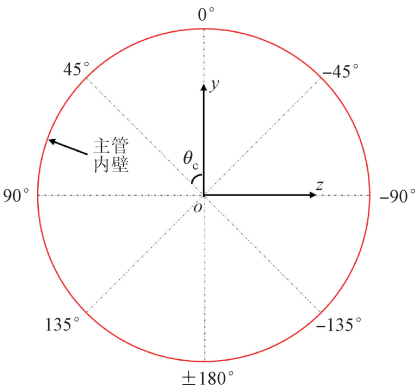


图 16 主管内壁面上角度沿圆周方向变化

Fig. 16 Angle variation along the circumferential direction on the inner wall surface of the main pipe

不同工况下主管内壁面沿流向 $x/D = -1 \sim 7$ 内平均温度分布如图 17 所示。从中可以发现,受流体不完全混合的影响,主管壁面温度存在明显的分层现象。工况 1 时,受支管冷流体的直接冲击, $x/D = 1, \theta_c = \pm 180^\circ$ 位置处温度最低。高温区域绕过支管进口将其包围,并在支管进口附近形成轻微分层;

随后沿流向逐渐收缩,在下游沿圆周方向形成明显分层,如图 17(a) 所示。工况 2 的低温区域主要存在于 $x/D > 0, \theta_c = -180^\circ \sim 0^\circ$ 内,对应主管沿 z 轴方向的正半部分。 $\theta_c = 0^\circ \sim 180^\circ$ 内高温区域绕过支管进口后,向下游发展的同时沿圆周方向出现振荡,温度等值线呈波浪状分布,如图 17(c) 所示。工况 3 的低温区域主要集中在 $\theta_c = -90^\circ \sim 90^\circ$ 内,由冷流体聚集引起。高温区域绕过支管进口后,受低温区域的阻挡逐渐向两侧扩展,在 $x/D = 2, \theta_c = \pm 135^\circ$ 位置处基本稳定,随后沿流向稳定发展,如图 17(e) 所示。

在摇摆条件下,受附加惯性力的影响,工况 1-R~工况 3-R 时,主管壁面温度分层现象及振荡现象均有所减弱,同时支管进口附近高温区域范围轻微增大,下游壁面温度沿周向分布相对均匀,如图 17(b)、17(d) 和 17(f) 所示。

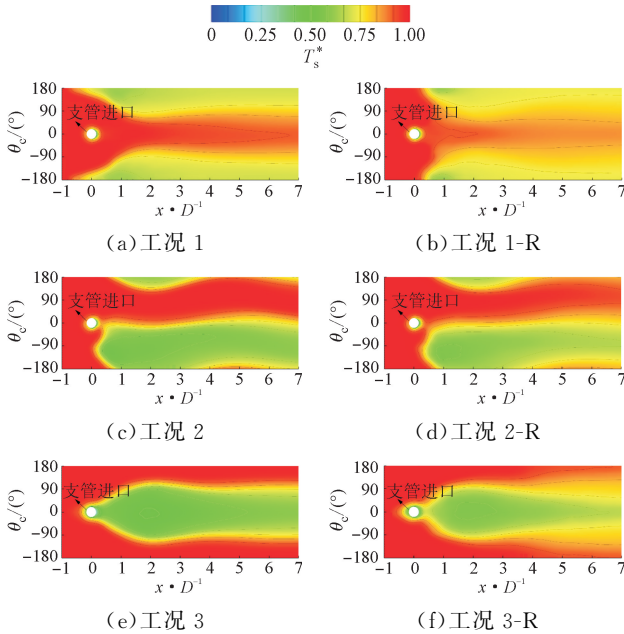


图 17 不同工况下主管内壁面平均温度分布

Fig. 17 Average temperature distribution of main inner wall under different conditions

不同工况下主管内壁面均方根温度分布如图 18 所示。从中可以发现,工况 1 的均方根温度主要分布在支管进口附近 $x/D = 0 \sim 1, \theta_c = -45^\circ \sim 45^\circ$, 由主管热流体的绕流现象主导,以及两侧 $x/D = 0 \sim 1, \theta_c = -180^\circ \sim 90^\circ$ 和 $\theta_c = 90^\circ \sim 180^\circ$ 内支管冷流体周期性冲击壁面引起,如图 18(a) 所示。由于重力的影响,工况 2 的均方根温度主要集中分布在 $x/D = 0 \sim 1, \theta_c = -180^\circ \sim 0^\circ$ 区域内,与平均温度的分布相对应。同时,在 $\theta_c = 0^\circ \sim 45^\circ$ 和 $\theta_c = 135^\circ \sim$

180° 内形成沿圆周方向振荡的轻微温度波动,如图 18(c) 所示。工况 3 支管进口前 $x/D = -1 \sim 0$ 、 $\theta_c = -45^\circ \sim 45^\circ$ 区域存在明显的温度波动,这是因为支管冷流体侵入主管上游与热流体发生混合造成的。在支管进口后侧 $\theta_c = -135^\circ \sim 135^\circ$ 内,均方根温度沿下游向两侧扩散并逐渐衰减,随后在 $x/D > 2$ 、 $\theta_c = -135^\circ \sim -90^\circ$ 和 $\theta_c = 90^\circ \sim 135^\circ$ 内基本保持稳定,如图 18(e) 所示。

在摇摆条件下,受附加惯性力的影响,工况 1-R~工况 3-R 时的均方根温度的大小和分布范围均显著增大,对应各静止条件工况,均方根温度的分布范围扩大到整个圆周方向上,如图 18(b)、18(d) 和 18(f) 所示。

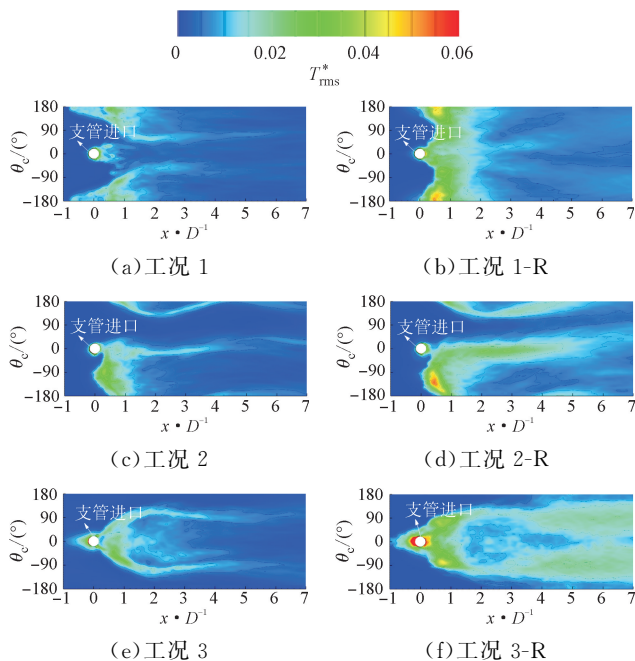


图 18 不同工况下主管内壁面均方根温度分布

Fig. 18 Root mean square temperature distribution of the inner wall surface of the main pipeline under different conditions

不同工况下主管内壁面均方根温度沿流向的定量分布如图 19 所示。主管内壁面均方根温度沿流向先增大后减小,整体变化趋势与流体域相似,但数值上有所减小。这表明,温度波动由流体域传递到固体域的过程中只发生幅值上的衰减。对比发现,静止条件下(如图 19 中实心符号所示),工况 1~3 内均方根温度峰值分别位于 $x/D = 0, -0.1, -0.2$ 位置处,分别为 0.08、0.08 和 0.09。摇摆条件下(如图 19 中空心符号所示),工况 1-R 和工况 2-R 内均方根温度峰值位置和大小与静止条件下相同,但在其他流向位置处相比静止条件下有所增大。工

况 3-R 的均方根温度峰值位置与工况 3 相同,显著增大到 0.16,约为静止工况的 2 倍。同时,均方根温度在 $x/D = -1 \sim 2$ 和 $x/D = 3 \sim 10$ 内显著增大,表明支管竖直向下布置时,摇摆运动对主管壁面均方根温度的影响最大。

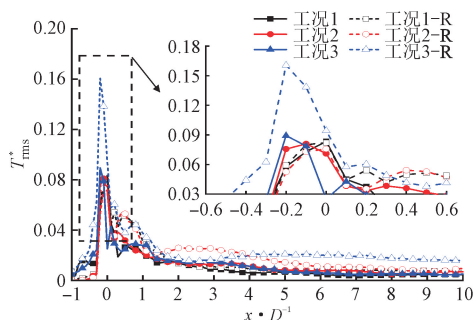


图 19 不同工况下主管内壁面均方根温度沿流向分布

Fig. 19 Maximum root mean square temperature of the inner wall surface of the main pipe along the flow direction under different conditions

对比不同工况下 T 型圆管通道固体域的平均温度和均方根温度分布表明,在实际应用中,应优先选择支管竖直向上布置,避免支管竖直向下布置,以减少 T 型圆管通道壁面处的热分层和均方根温度,降低管道热疲劳失效的风险。

3 结 论

本文建立了摇摆条件下 T 型圆管通道内流体热混合数值模型,并对模型进行了验证。利用数值模拟,通过改变支管布置方式,对高温高压下浮升力、重力和附加惯性力多力场耦合时 T 型圆管通道内流体热混合机理进行分析。结果表明,剪切层内剪切涡与温度场存在时间和空间上的协同机制,涡脱落频率和温度脉动频率相同,脱落频率为 19.3 Hz。在浮升力和重力的影响下,T 型圆管通道内流体热混合不完全,发生明显分层。摇摆运动引起的附加惯性力使得 T 型圆管通道内产生周期性脱落的大尺度涡团,进而使温度场在时间和空间上周期性变化,周期性波动的长度约为 $10.2D$,加速了流体热混合,削弱热分层现象。利用混合系数评价了不同支管布置方式下 T 型圆管通道内流体的热混合效果。支管竖直向上、水平和竖直向下布置时 K 在下游分别稳定在 0.94、0.85 和 0.91,相比静止条件下,稳定后 K 分别增大了 10.8%、18.3% 和 27.8%。利用均方根温度评价了不同支管布置方式下 T 型圆管通道主管壁温度波动。摇摆条件下,支管竖直向

上和水平布置时均方根温度峰值位置和大小与静止条件下相同,支管竖直向下布置时均方根温度峰值位置与静止条件下相同,值为0.16,约为静止工况的2倍。多角度分析表明,支管竖直向上布置时,T型圆管通道内流体热混合效果最好,热分层现象最弱。因此,在实际应用时,为降低T型圆管通道热疲劳损伤风险,应优先选择支管竖直向上布置。

参考文献:

- [1] LEE K H, KIM M G, LEE J I, et al. Recent advances in ocean nuclear power plants [J]. *Energies*, 2015, 8(10): 11470-11492.
- [2] 董海防. 海洋核动力平台发展研究综述 [J]. *船舶工程*, 2019, 41(11): 5-10.
DONG Haifang. A summary of research on the development of marine nuclear power platform [J]. *Ship Engineering*, 2019, 41(11): 5-10.
- [3] 李慧, 赵琳, 毛英. 海况干扰下潜艇六自由度运动分析 [J]. *哈尔滨工程大学学报*, 2017, 38(1): 94-100.
LI Hui, ZHAO Lin, MAO Ying. Analysis of six-degree-of-freedom motion in submarines under sea disturbance [J]. *Journal of Harbin Engineering University*, 2017, 38(1): 94-100.
- [4] WAKAMATSU M, NEI H, HASHIGUCHI K. Attenuation of temperature fluctuations in thermal stripping [J]. *Journal of Nuclear Science and Technology*, 1995, 32(8): 752-762.
- [5] Institute for Energy and Transport. Development of a European procedure for assessment of high cycle thermal fatigue in light water reactors: final report of the NESC-thermal fatigue project [EB/OL]. (2014-09-12)[2024-05-22]. <https://op.europa.eu/en/publication-detail/-/publication/f74e08dd-b6f1-45ec-b985-a378067f16af/language-en>.
- [6] SELVAM P K, KULENOVIC R, LAURIEN E. Large eddy simulation on thermal mixing of fluids in a T-junction with conjugate heat transfer [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2015, 284: 238-246.
- [7] SELVAM P K, KULENOVIC R, LAURIEN E. Experimental and numerical analyses on the effect of increasing inflow temperatures on the flow mixing behavior in a T-junction [J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2016, 61(Part B): 323-342.
- [8] EVRIM C, LAURIEN E. Numerical study of thermal mixing mechanisms in T-junctions [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2021, 183(Part 1): 116155.
- [9] EVRIM C, LAURIEN E. Effect of the Reynolds and Richardson numbers on thermal mixing characteristics [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2021, 169: 120917.
- [10] 鄢炳火, 于雷, 杨燕华. 摇摆条件下矩形通道内层流传热特性的数学分析 [J]. *核动力工程*, 2010, 31(6): 70-74.
YAN Binghuo, YU Lei, YANG Yanhua. Mathematical analysis of heat transfer characteristics of laminar flow in a rectangular channel in rolling motion [J]. *Nuclear Power Engineering*, 2010, 31(6): 70-74.
- [11] WANG Chang, WANG Shaowu, WANG Hao, et al. Investigation of flow pulsation characteristic in single-phase forced circulation under rolling motion [J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2014, 64: 50-56.
- [12] WANG Chang, LI Xiaohui, WANG Hao, et al. Experimental study on single-phase heat transfer of natural circulation in circular pipe under rolling motion condition [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2014, 273: 497-504.
- [13] CHEN Chong, WU Wei, LI Liangcai, et al. Heat transfer characteristics of oscillating flow in a narrow channel under rolling motion [J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2017, 110: 668-678.
- [14] SU Bo, ZHU Ziliang, WANG Xiaoyu, et al. Effect of temperature difference on the thermal mixing phenomenon in a T-junction under inflow pulsation [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2020, 363: 110611.
- [15] SU Bo, ZHU Ziliang, KE Hanbing, et al. Large eddy simulation of flow and mixing characteristics in a T-junction under inflow pulsation [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2020, 181: 115924.
- [16] SU Bo, HUANG Kexin, LIN Mei, et al. Experimental investigation on the flow patterns in a T-junction under steady and rolling motion conditions using PLIF [J]. *Chemical Engineering Journal*, 2023, 465: 142772.
- [17] ADDAD Y, GAITONDE U, LAURENCE D, et al. Optimal unstructured meshing for large eddy simulations [M]//MEYERS J, GEURTS B J, SAGAUT P. *Quality and Reliability of Large-Eddy Simulations*. Dordrecht, Netherlands: Springer Netherlands, 2008: 93-103.
- [18] NICOUD F, DUCROS F. Subgrid-scale stress modelling based on the square of the velocity gradient tensor [J]. *Flow Turbulence and Combustion*, 1999, 62(3): 183-200.
- [19] TAN Sichao, SU G H, GAO Puzhen. Experimental and theoretical study on single-phase natural circulation flow and heat transfer under rolling motion condition [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2009, 29(14/

- 15): 3160-3168.
- [20] 兰述. 摇摆条件下瞬变流动传热特性研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2014: 40-64.
- [21] 王占伟. 摇摆运动下冷却剂低流速流动、传热特性研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2013: 36-70.
- [22] NIST. Thermophysical properties of fluid systems [EB/OL]. [2024-05-22]. <https://webbook.nist.gov/chemistry/fluid/>.
- [23] WANG Biaoxin, SU Bo, ZHENG Wei, et al. Experimental study on flow rate and pressure drop characteristics in T-junction pipes under rolling conditions [J]. *Physics of Fluids*, 2024, 36(4): 045111.
- [24] SU Bo, LIN Mei, WANG Qiuwang. Study on the flow mixing of hot and cold fluids in the T-junction under rolling motion condition [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2023, 403: 112126.
- [25] 刘超群. Liutex-涡定义和第三代涡识别方法 [J]. *空气动力学学报*, 2020, 38(3): 413-431.
- LIU Chaoqun. Liutex-third generation of vortex definition and identification methods [J]. *Acta Aerodynamica Sinica*, 2020, 38(3): 413-431.
- [25] KICKHOFFEL J, VALORI V, PRASSER H M. Turbulent penetration in T-junction branch lines with leakage flow [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2014, 276: 43-53.

(编辑 杜秀杰)

(上接第 77 页)

- TIAN Xiaoyan, TIAN Wenxi, ZHU Dahuan, et al. Flow instability analysis of supercritical water-cooled reactor CSR1000 based on frequency domain [J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2013, 47(3): 402-408.
- [17] 薛爱军, 程旭. 超临界水热力系统的稳定性的简化模型分析 [J]. *核动力工程*, 2009, 30(5): 35-39.
- XUE Aijun, CHENG Xu. Stability analysis of a simplified model of supercritical water-cooled system [J]. *Nuclear Power Engineering*, 2009, 30(5): 35-39.
- [18] LIANG Qian, LI Xiaowei, SU Yang, et al. Frequency domain analysis of two-phase flow instabilities in a helical tube once through steam generator for HTGR [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2020, 168: 114839.
- [19] 王芊. 垂直上升管内汽液两相流不稳定性的实验研究与数值计算 [D]. 西安: 西安交通大学, 1988.
- [20] BI Lingfeng, ZHANG Xirong, LI Weiteng, et al. An improved frequency-domain model for the supercritical flow instability analysis in vertical tubes [J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2023, 194: 110114.
- [21] ZHAO Jiyun. Stability analysis of supercritical water cooled reactors [D]. Cambridge, MA, USA: Massachusetts Institute of Technology, 2005.
- [22] 辛亚飞. 超超临界锅炉深度调峰时的流动不稳定性研究 [D]. 西安: 西安交通大学, 2023.
- [23] 王文毓, 曲默丰, 赵云杰, 等. 近临界压力区低质量流速光管水冷壁临界热流密度试验研究 [J]. *中国电机工程学报*, 2018, 38(10): 3015-3021.
- WANG Wenyu, QU Mofeng, ZHAO Yunjie, et al. Experimental investigation on critical heat flux of smooth water wall tube with low mass flux at near-critical pressures [J]. *Proceedings of the CSEE*, 2018, 38(10): 3015-3021.
- [24] LONG Jianping, YANG Baowen, ZHANG Bin, et al. Computational case study on upward two-phase flow in vertical circular pipe based on CFD approach: multidimensional flow instabilities investigation [J]. *Progress in Nuclear Energy*, 2022, 144: 104085.
- [25] SHIN C W, NO H C. Experimental study for pressure drop and flow instability of two-phase flow in the PCHE-type steam generator for SMRs [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2017, 318: 109-118.
- [26] CUI Fulong, HONG Fangjun, LI Chen, et al. Two-phase flow instability in distributed jet array impingement boiling on pin-fin structured surface and its affecting factors [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2019, 143: 118495.

(编辑 亢列梅)